Zeitschrift: Bulletin des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins

Herausgeber: Schweizerischer Elektrotechnischer Verein ; Verband Schweizerischer Elektrizitätswerke

Band: 60 (1969)

Heft: 9

Artikel: Theoretische Überlegungen über das Verhalten einer über einen sechspulsigen, selbstgeführten Stromrichter gespeisten Asynchronmaschine im stationären Betrieb

Autor: Sergl, J.

DOI: https://doi.org/10.5169/seals-916142

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften auf E-Periodica. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen sowie auf Social Media-Kanälen oder Webseiten ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. Mehr erfahren

Conditions d'utilisation

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. La reproduction d'images dans des publications imprimées ou en ligne ainsi que sur des canaux de médias sociaux ou des sites web n'est autorisée qu'avec l'accord préalable des détenteurs des droits. En savoir plus

Terms of use

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. Publishing images in print and online publications, as well as on social media channels or websites, is only permitted with the prior consent of the rights holders. Find out more

Download PDF: 08.08.2025

ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, https://www.e-periodica.ch

Theoretische Überlegungen über das Verhalten einer über einen sechspulsigen, selbstgeführten Stromrichter gespeisten Asynchronmaschine im stationären Betrieb

Von *J. Sergl*, München

2747 - 2763

621.313.33:621.314.57

Nach kurzer Darlegung der von einem selbstgeführten, sechspulsigen Stromrichter der Asynchronmaschine angebotenen Spannungsform werden in anschaulicher, leicht anwendbarer Form Berechnungsmethoden für den Statorstrom, die Klemmenleistung, den Hauptfluss und das innere Drehmoment angegeben. Dabei wird zunächst eine konstante Rotordrehzahl angenommen. In einem weiteren Abschnitt wird die Auswirkung des inneren Pendelmomentes auf die Drehzahl unter vereinfachenden Annahmen untersucht.

Après un bref exposé de la forme de la tension fournie à une machine asynchrone par un convertisseur de courant autonome à six impulsions, l'auteur décrit très clairement les méthodes de calcul du courant statorique, de la puissance aux bornes, du flux principal et du couple interne, en supposant tout d'abord que la vitesse du rotor est constante. Il examine ensuite l'effet du couple pendulaire interne sur la vitesse de rotation, en admettant certaines simplifications.

Verwendete Buchstabensymbole

A	bezogener Betrag des Stromoberschwingungsvektors
B	bezogener Betrag des Stromoberschwingungsvektors, Blindstromdiode
c	Konstante
d	Dämpfungskonstante
E	Stator-Strang-EMK (Scheitelwert bei sinusförmiger Speisung)
f	Frequenz
I	Statorstrom (Scheitelwert bei sinusförmiger Speisung)
i	Statorstrom (Momentanwert)
j	$\sqrt{-1}$
K	ganze Zahl
L	Induktivität
M	mittleres Moment, Scheitelwert des Pendelmomentes
m	Momentanwert des Moments
n	Anzahl
P	Leistungsmittelwert
p	Momentanwert der Leistung, Polpaarzahl
R	Ohmscher Widerstand
$\hat{s}$	Amplitude des Pendelschlupfes
T	Periodendauer, Thyristor
t	Zeit
U	Stator-Strangspannung (Scheitelwert bei sinusförmiger Speisung)
u	Stator-Strangspannung (Momentanwert)
α	Phasenwinkel
β	Pendelwinkel (Momentanwert)
$\hat{\beta}$	Pendelwinkel (Amplitude)
Δ	Differenz
δ	Phasenwinkel
η	bezogene Pendelkreisfrequenz
θ	Trägheitsmoment
ν	Ordnungszahl von Schwingungen
φ	Phasenwinkel
Ψ	mit Statorwicklung verketteter Fluss (Scheitelwert bei sinusförmiger Speisung)
ψ	mit Statorwicklung verketteter Fluss (Momentanwert)
Ω	Pendelkreisfrequenz
ω	Kreisfrequenz

Indizes

1	Kennzeichnung der Statorkonstanten
2	Kennzeichnung der Rotorkonstanten
A	Asynchronmaschine
B	Blindstromdiode, Belastung
c	Feder
g	gemeinsam, gleich
h	Hauptfeld
I	Stator-Strom
i	innere
K	Kurzschluss
M	Mittelpunkt
Mp	Sternpunkt
n	Nennwert (bei sinusförmiger 50-Hz-Speisung)
p	Pendelung
t	zeitabhängig
U	Spannung, Klemmenbezeichnung
V	Klemmenbezeichnung
W	Klemmenbezeichnung, Welle
y	allgemein Veränderliche
(ν)	Ordnungszahl von Schwingungen
σ	Streuung
Ψ	verketteter Fluss

Vereinbarungen

Komplexe Zeiger erhalten einen Punkt über dem Symbol. Die auf den Stator umgerechneten Rotorkonstanten werden mit ′ gekennzeichnet.

1. Einleitung

Das im Hinblick auf die Möglichkeit einer verlustarmen Drehzahlstellung interessante Problem «Über einen sechspulsigen, selbstgeführten Stromrichter gespeiste Asynchronmaschine» wurde in den letzten Jahren in zahlreichen Veröffentlichungen, z. B. [1...6][1]), behandelt. Ein direkter Vergleich der Resultate verschiedener Berechnungsmethoden sowie eine exakte Überprüfung der Rechenergebnisse durch Messungen liegt bisher nicht bzw. nur fragmentarisch vor. In diesem Teil der Arbeit wird zunächst versucht, in übersichtlicher, physikalisch verständlicher und leicht anwendbarer Form, Berechnungsmethoden für den zeitlichen Verlauf von Statorstrom, Hauptfluss, Klemmenleistung, Drehmoment und Drehzahl anzugeben.

2. Der Asynchronmaschine angebotene Spannungsform

Das Schaltbild des verwendeten selbstgeführten Stromrichters ist in [2] angegeben. Der netzgeführte Stromrichter war bei den Messungen durch einen Leonard-Generator ersetzt.

Nach [1] liefert dieser selbstgeführte Stromrichter, wenn die Hauptthyristoren (T) Steuerimpulse erhalten, deren Dauer einer Drittelperiode entspricht, eine lastabhängige Spannung. Unter Voraussetzung eines idealen Stromrichters (alle inneren Spannungsabfälle vernachlässigt, verzögerungsfreies Zünden und Löschen der Hauptthyristoren, reine Gleichspannung am Stromrichtereingang) ergibt sich bei passiver Ohmisch-induktiver Last der in Fig. 1a gezeigte Spannungsverlauf u_{U-M}. Die formgleichen Verläufe u_{V-M} bzw. u_{W-M} erscheinen um $2\pi/3$ bzw. $4\pi/3$ versetzt. Die Brenndauer der Blindstromdioden (B) $\omega_{(1)} t_B$ ist mit guter Näherung gleich dem Phasenverschiebungswinkel zwischen Grundschwingungsspannung und Grundschwingungsstrom. Für $\omega_{(1)} t_B > \pi/3$ ist die Spannungsform lastunabhängig.

Für $\omega_{(1)} t_B > \pi/3$ ergibt sich auch bei Belastung durch eine Asynchronmaschine ein eindeutiger, rechteckförmiger Spannungsverlauf. Dies ist (wenn man einmal von den kleinsten Frequenzen absieht) im leicht motorischen Betrieb und Leerlauf, wo vorwiegend Blindstrom fliesst, sowie im Generatorbetrieb, wo über die Blindstromdioden Leistung in den Gleichstromkreis eingespeist wird, der Fall. Hier ist es ohne weiteres

[1]) Siehe Literatur am Schluss des Aufsatzes.

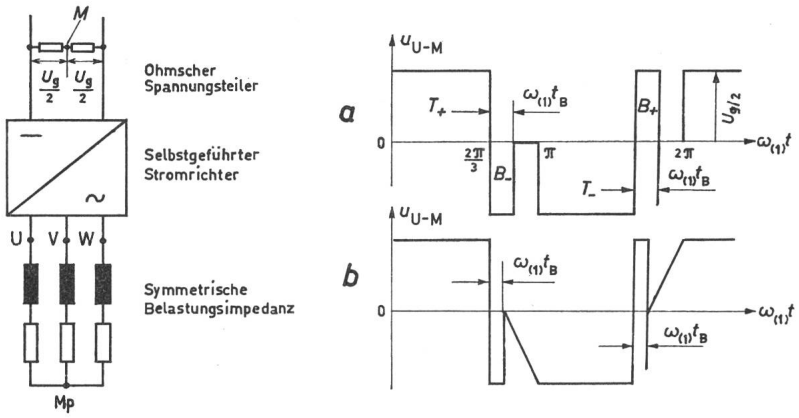


Fig. 1
Ausgangsspannungsform des selbstgeführten Stromrichters
a passive Ohmisch-induktive Last; *b* Belastung durch eine Asynchronmaschine; *M* Mittelpunkt; $U_g/2$ halbierte Gleichspannung; *U, V, W* Strangkennzeichnung; u_{U-M} Spannung zwischen U–M; *Mp* Sternpunkt; $\omega_{(1)}t$ Laufwinkel; *T* Thyristor; $\omega_{(1)}t_B$ Brenndauer der Blindstromdioden; *B* Blindstromdiode

möglich, ohne zu grossen mathematischen Aufwand den Stromverlauf zu berechnen.

Bei $\omega_{(1)}t_B < \pi/3$ lässt sich keine einfache Beziehung zwischen $\omega_{(1)}t_B$ und der Belastungsimpedanz wie im Falle der passiven Ohmisch-induktiven Last angeben und zwar deshalb nicht, weil:

a) Sowohl die Maschineninduktivität als auch die Wirkkomponente der Maschinenimpedanz für die einzelnen Spannungsharmonischen, vor allem aufgrund der unterschiedlichen Relativgeschwindigkeit ihrer Drehfelder zum Rotor, verschieden gross sind;

b) Im Lückbetrieb der zeitliche Verlauf der Potentiale *U, V, W* gegen *M* nicht bekannt ist, da er durch die innere EMK der Maschine bestimmt wird. Diese bedingt einen Verlauf zwischen Null und halber Gleichspannung.

In [3] wird deshalb vorgeschlagen, zur Ermittlung des Stromverlaufes bei Nennmoment und Nennfluss mit einem Schätzwert $\omega_{(1)}t_B = \pi/9 \ldots \pi/6$ zu rechnen und die Spannung im Lückintervall nach Fig. 1b durch eine Gerade anzunähern. Der Schätzwert für $\omega_{(1)}t_B$ ist etwas zu hoch gegriffen, doch bringt sonst der Vorschlag, wenn man einmal von kleinsten Speisefrequenzen absieht, eine gute Näherung. Erfahrungsgemäss darf bei normal dimensionierten Maschinen in erster Näherung mit

$$\omega_{(1)}t_B \approx \frac{1}{2}(\sphericalangle\, \dot{U}_{(1)}, \dot{I}_{(1)})$$

gerechnet werden. Bei Teillast ist zu beachten, dass die Diode B_- nach ihrem Erlöschen vor Zündung des Hauptthyristors T_- noch einmal die Stromführung übernehmen kann, was den Spannungsverlauf noch weiter kompliziert. In diesem Fall empfiehlt es sich, mit der Leerlaufspannungsform zu rechnen, um den Rechenaufwand in vertretbarem Rahmen zu halten.

Die Maschinen-Strangspannung u_U $(= u_{U-Mp})$ unterscheidet sich vom Verlauf u_{U-M}, weil dieser durch drei teilbare Spannungsharmonische enthält, die von der symmetrischen Dreiphasenwicklung (Sternpunkt isoliert!) nicht aufgenommen werden können. Fig. 2a zeigt den dadurch bedingten Verlauf u_U für $\omega_{(1)}t_B > \pi/3$, Fig. 2b den Verlauf für $\omega_{(1)}t_B < \pi/3$.

Fig. 2
Strangspannung bei Sternschaltung der Asynchronmaschine
a $\omega_{(1)}t_B > \frac{\pi}{3}$; *b* $\omega_{(1)}t_B < \frac{\pi}{3}$ $\left(\text{hier: } \omega_{(1)}t_B = \frac{\pi}{10}\right)$;
----- Annäherung durch die ersten drei auftretenden Harmonischen

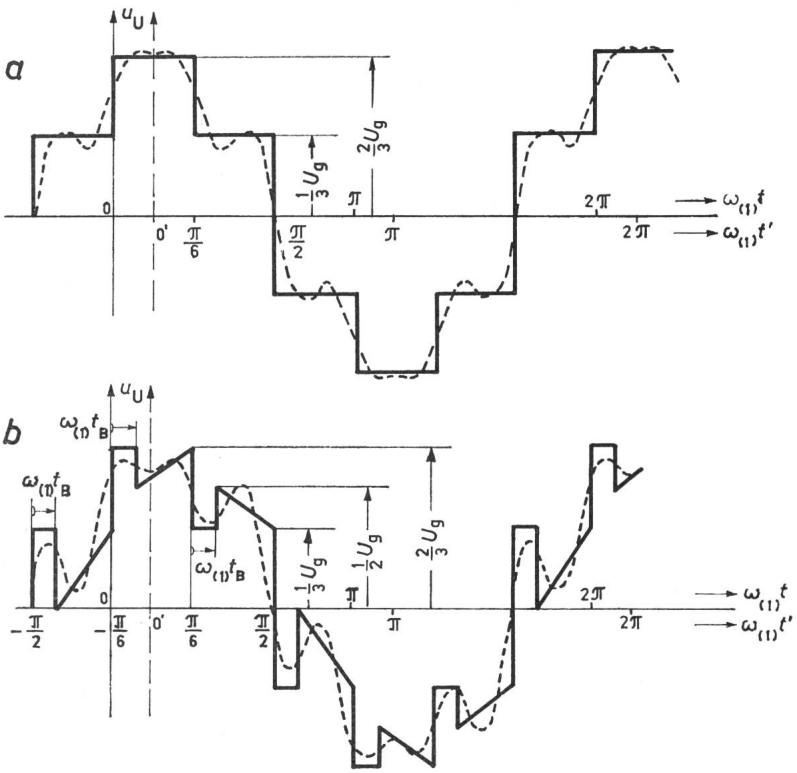
3. Mathematische Darstellung des Spannungsverlaufs

Jede sich periodisch wiederholende Funktion lässt sich nach *Fourier* in Harmonische zerlegen und mit diesen als unendliche Reihe darstellen. Im vorliegenden Fall, wo keine geradzahligen und durch drei teilbaren Harmonischen auftreten, kann also geschrieben werden:

$$u_U = \Sigma\, U_{(\nu')} \cos\left[\nu' \omega_{(1)} t' + \varphi_{(\nu')}\right] \qquad (1)$$
$$\nu' = |\,6K + 1\,|, \qquad -\infty \leqq K \leqq \infty$$

Die Fig. 3a und 3b zeigen die Analyseergebnisse der Strangspannungsform nach Fig. 2b als Funktion von $\omega_{(1)}t_B$, um den Einfluss der Brenndauer der Blindstromdioden auf den Betrag und die Phasenlage dieser wichtigsten Harmonischen zu veranschaulichen und eine Fehlerabschätzung zu ermöglichen, wenn — wie in der Literatur weitgehend üblich — auch im Lückbetrieb mit der Leerlaufspannungsform gerechnet wird. In Klammern sind jeweils die Werte für $\omega_{(1)}t_B > \pi/3$ beigefügt. Die Phasenwinkel $\varphi_{(\nu')}$ beziehen sich auf die in Fig. 2 gestrichelt eingezeichnete Ordinate. Der Zeitpunkt $t' = 0$ wurde hier gewählt, um bei Analyse der Leerlaufspannungsform nur cos-Glieder zu erhalten.

Die Spannungen u_V und u_W erscheinen, wie schon erwähnt, gegenüber u_U um $\omega_{(1)}t = 2\pi/3$ bzw. $4\pi/3$ versetzt. Es lässt sich nun leicht zeigen, dass die Phasenfolge der einzelnen Strangharmonischen allein vom Vorzeichen der Ordnungszahl $\nu = \pm\, \nu' = 6K + 1$ abhängt. Zur Verdeutlichung zeigt zunächst Fig. 4a die Spannungssterne für die ersten drei auf-



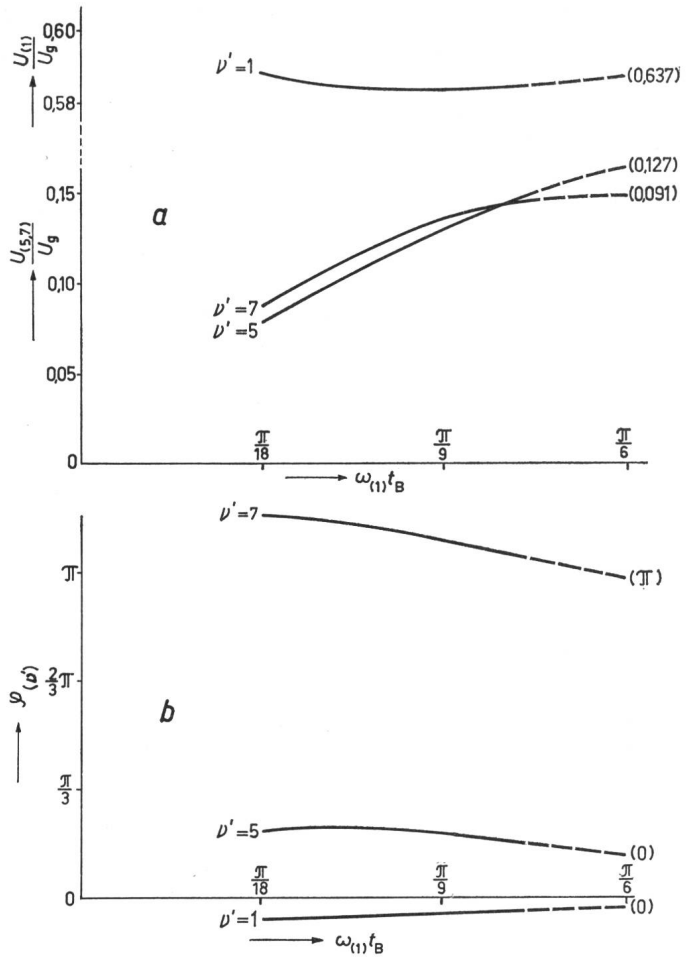


Fig. 3
Bezogener Scheitelwert *a* und Phasenlage *b* der Spannungsharmonischen nach Fig. 2b
In Klammern sind die Werte für Fig. 2a angegeben
$\varphi_{(\nu')}$ Phasenwinkel; $\omega_{(1)}t_B$ Brenndauer der Blindstromdioden; ν' Ordnungszahl der Harmonischen; $\frac{U_{(1,5,7)}}{U_g}$ Auf Gleichspannung bezogener Scheitelwert der 1., 5. und 7. Spannungsharmonischen

tretenden Harmonischen im Falle der Leerlaufspannungsform. Darunter ist in Fig. 4b jeweils der sog. Parksche Vektor, ein Raumvektor, mit dem alle weiteren Untersuchungen durchgeführt werden, eingezeichnet. Dieser Vektor ergibt sich bekanntlich aus den Momentanwerten der Strangspannungen nach der Beziehung:

$$\dot{u}_{(\nu)} = \frac{2}{3}\left(u_{U(\nu')} + a\, u_{V(\nu')} + a^2\, u_{W(\nu')}\right) \qquad (2)$$
$$a = e^{j\frac{2\pi}{3}}$$

wenn man sich die komplexe Ebene senkrecht zur Maschinenachse denkt und reelle Achse und Strangachse U zur Deckung bringt. Der Drehsinn des Vektors wird durch das Vorzeichen der Ordnungszahl ν bestimmt.

Es ist auch möglich, mit einem einzigen Vektor:

$$\dot{u} = \frac{2}{3}\left(u_U + a\, u_V + a^2 u_W\right) \qquad (2a)$$

den resultierenden Verlauf der Strangspannungen zu beschreiben oder zur Verdeutlichung der Abweichung von der rein sinusförmigen Speisung, mit zwei Vektoren, wobei der eine $[\dot{u}_{(1)}]$ den zeitlichen Verlauf der Grundschwingung, der andere $(\Delta\dot{u})$ den resultierenden Verlauf aller Oberschwingungen angibt. Fig. 5 zeigt das Ergebnis für die Leerlaufspannungsform. Hier gilt im Zeitintervall $0 \leqq t \leqq T/6$:

$$\dot{u} = \frac{2}{3}\, U_g$$
$$\dot{u}_{(1)} = \frac{2}{\pi}\, U_g\, e^{j\left(\omega_{(1)}t - \frac{\pi}{6}\right)} \qquad (3)$$
$$\Delta\dot{u} = \frac{2}{3}\, U_g \left(1 - \frac{3}{\pi}\, e^{j\left(\omega_{(1)}t - \frac{\pi}{6}\right)}\right)$$

Die Ortskurven für eine mittlere Brenndauer der Blindstromdioden von $\omega_{(1)}t_B = \pi/10$ zeigt Fig. 6 und zwar wieder nur im Zeitintervall $0 \leqq t \leqq T/6$, weil für alle diese Vektoren die eine sechsseitige Symmetrie kennzeichnende Beziehung gilt:

$$\dot{y}\left(t + n\frac{T}{6}\right) = \dot{y}(t)\, e^{jn\frac{\pi}{3}} \qquad (4)$$
$$n = 1, 2, 3...$$

4. Ermittlung des zeitlichen Verlaufs von Statorstrom, Dreiphasenleistung, Hauptfluss und inneren Drehmoment

Voraussetzungen:

a) Eisen- und Reibungsverluste werden vernachlässigt;
b) Wicklungs- und Nutungsoberwellen werden nur in der Streureaktanz berücksichtigt, im übrigen aber wie die Sättigungsoberwellen vernachlässigt;
c) Die Rotordrehzahl ist zeitlich konstant.

a) und b) sind übliche Vereinfachungen. Inwieweit Annahme c) gerechtfertigt ist, geht aus Abschnitt 5 hervor.

4.1 Aufzeichnung des Ossanna-Diagramms für die einzelnen Harmonischen

Wird die Asynchronmaschine gleichzeitig mit einer Vielzahl sinusförmiger, symmetrischer Dreiphasenspannungen gespeist, so kann bei Kenntnis der Maschinenkonstanten (nach Fig. 7) für die einzelnen Harmonischen das Ossanna-Diagramm auf jedes dieser Systeme angewendet werden und eine

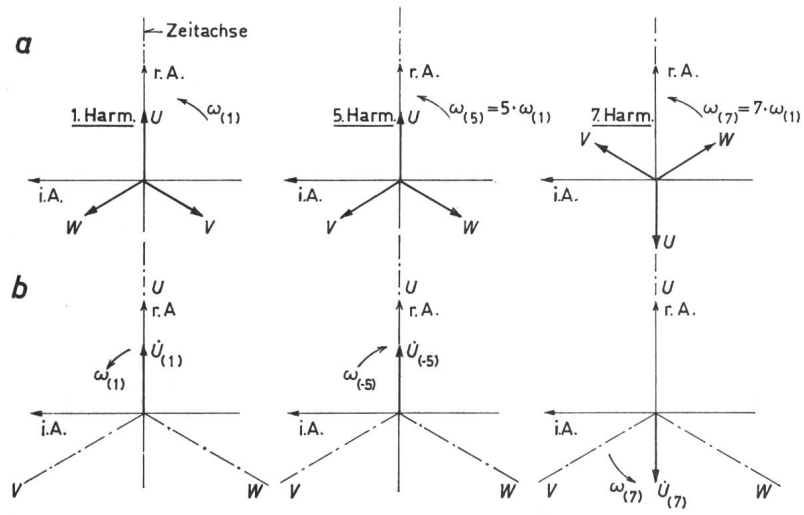


Fig. 4
Beschreibung des zeitlichen Verlaufes der Harmonischen der Strangspannung
a mit Zeitzeigertripels; *b* mit Raumvektoren
r. A. reelle Achse; *i. A.* imaginäre Achse; *U, V, W* Strangkennzeichnung; $\dot{U}$ Spannungsvektor (Zeitpunkt $t' = 0$); ω Kreisfrequenz
—·—·—. Strangachsen

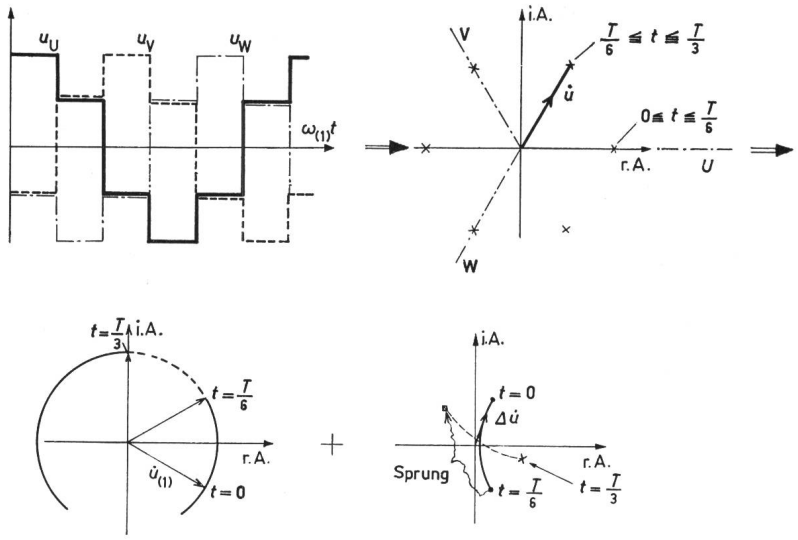


Fig. 5
Raumvektordarstellung der Strangspannungen für $\omega_{(1)}t_B > \frac{\pi}{3}$

u_U Strangspannung U; u_V Strangspannung V; u_W Strangspannung W; U, V, W Strangachsen; $\dot{u}$ resultierender Spannungsvektor; $\Delta\dot{u}$ Oberschwingungsvektor; $\dot{u}_{(1)}$ Grundschwingungsvektor; t Zeit; T Periodendauer

Überlagerung der Ergebnisse erfolgen. Fig. 8 zeigt als Beispiel die Diagramme für die 1., 5. und 7. Harmonische im Falle der Leerlaufspannungsform nach Fig. 2a (Zeitpunkt $t' = 0$). Bei Motorbetrieb ist nach Punkt 2 auf geänderten Betrag und andere Phasenlage der einzelnen Harmonischen zu achten. Die Maschineninduktivitäten L_{h1}, $L_{\sigma 1}$ und $L_{\sigma 2}$ sowie die Wirkwiderstände R_1 und R_2 werden für die einzelnen Harmonischen als gleich gross angenommen.

Nach Kenntnis der durch die Spannungsvektoren $\dot{u}_{(\nu)}$ bedingten Stromvektoren $\dot{i}_{(\nu)}$ errechnet sich der zeitliche Verlauf der Dreiphasenleistung $p = p_U + p_V + p_W$ nach [7] aus:

$$p = \frac{3}{2} \operatorname{Re} \dot{u}^* \dot{i} \tag{5}$$

Drückt man die Vektoren $\dot{u}$ und $\dot{i}$ durch die komplexe Summe ihrer Harmonischen aus, so gilt allgemein:

$$\begin{aligned} \dot{u} &= \sum_{\nu} \dot{u}_{(\nu)} = \Sigma\, U_{(\nu)}\, e^{j[\nu\omega_{(1)}t + \varphi_{\dot{U}(\nu)}]} \\ \dot{i} &= \sum_{\nu} \dot{i}_{(\nu)} = \Sigma\, I_{(\nu)}\, e^{j[\nu\omega_{(1)}t + \varphi_{\dot{I}(\nu)}]} \end{aligned} \tag{6}$$

Dabei werden Phasenwinkel φ und Winkelgeschwindigkeit ω entgegen dem Uhrzeigersinn positiv gezählt.

Man beachte folgendes:

Bei $\nu > 0$ ($\nu < 0$) eilt der Vektor mit dem grösseren Phasenwinkel dem mit dem kleineren zeitlich vor (nach). Berücksichtigt man wieder nur die ersten drei auftretenden Spannungs- und Stromharmonischen, so findet man durch Einsetzen in Gl. (5):

a) Die mittlere Leistung P:

$$\begin{aligned} P = \frac{3}{2} [&U_{(1)} I_{(1)} \cos[-\varphi_{\dot{U}(1)} + \varphi_{\dot{I}(1)}] + U_{(-5)} I_{(-5)} \cdot \\ &\cdot \cos(-\varphi_{\dot{U}(-5)} + \varphi_{\dot{I}(-5)}) + \\ &+ U_{(7)} I_{(7)} \cos(-\varphi_{\dot{U}(7)} + \varphi_{\dot{I}(7)})] \end{aligned} \tag{7}$$

b) Die Pendelleistung $p_{(6)}$:

$$\begin{aligned} p_{(6)} = \frac{3}{2} [&U_{(-5)} I_{(1)} \cos(6\,\omega_{(1)} t - \varphi_{\dot{U}(-5)} + \varphi_{\dot{I}(1)}) + \\ &+ U_{(1)} I_{(-5)} \cos(6\,\omega_{(1)} t + \varphi_{\dot{U}(1)} - \varphi_{\dot{I}(-5)}) + \\ &+ U_{(1)} I_{(7)} \cos(6\,\omega_{(1)} t - \varphi_{\dot{U}(1)} + \varphi_{\dot{I}(7)}) + \\ &+ U_{(7)} I_{(1)} \cos(6\,\omega_{(1)} t + \varphi_{\dot{U}(7)} - \varphi_{\dot{I}(1)})] \end{aligned} \tag{8}$$

Die Komponenten $p_{(12)}$ werden vernachlässigt. Bei Berücksichtigung aller Spannungs- und Stromharmonischen ergeben sich Pendelleistungen der Frequenz:

$$\begin{aligned} f_p &= 6 f_{(1)} K \\ 0 &< K \leq \infty \end{aligned} \tag{9}$$

Die Berechnung des inneren Momentes erfolgt ebenfalls nach [7] mit der Beziehung:

$$m_i = \frac{3}{2} p \cdot \operatorname{Im} \dot{\psi}_g^* \dot{i} \tag{10}$$

Bei alleiniger Berücksichtigung der ersten drei Harmonischen können die noch unbekannten Vektoren der verketteten Hauptflüsse $\dot{\Psi}_{g(1)}$, $\dot{\Psi}_{g(-5)}$ und $\dot{\Psi}_{g(7)}$ mit Hilfe der Gleichung:

$$\dot{U}_{(\nu)} - \dot{I}_{(\nu)} R_1 - j\nu\,\omega_{(1)} L_{\sigma 1} \dot{I}_{(\nu)} = -\dot{E}_{g(\nu)} = j\nu\,\omega_{(1)} \dot{\Psi}_{g(\nu)} \tag{11}$$

ermittelt werden.

Das innere Moment besteht dann:

a) Aus dem zeitlich konstanten Anteil:

$$\begin{aligned} M_i = \frac{3}{2} p [&\Psi_{g(1)} I_{(1)} \sin(-\varphi_{\dot{\Psi}g(1)} + \varphi_{\dot{I}(1)}) + \\ &+ \Psi_{g(-5)} I_{(-5)} \sin(-\varphi_{\dot{\Psi}g(-5)} + \varphi_{\dot{I}(-5)}) + \\ &+ \Psi_{g(7)} I_{(7)} \sin(-\varphi_{\dot{\Psi}g(7)} + \varphi_{\dot{I}(7)})] \end{aligned} \tag{12}$$

b) Aus dem Pendelmoment:

$$\begin{aligned} m_{i(6)} = \frac{3}{2} p [&\Psi_{g(-5)} I_{(1)} \sin(6\,\omega_{(1)} t - \varphi_{\dot{\Psi}g(-5)} + \varphi_{\dot{I}(1)}) - \\ &- \Psi_{g(1)} I_{(-5)} \sin(6\,\omega_{(1)} t + \varphi_{\dot{\Psi}g(1)} - \varphi_{\dot{I}(-5)}) + \\ &+ \Psi_{g(1)} I_{(7)} \sin(6\,\omega_{(1)} t - \varphi_{\dot{\Psi}g(1)} + \varphi_{\dot{I}(7)}) - \\ &- \Psi_{g(7)} I_{(1)} \sin(6\,\omega_{(1)} t + \varphi_{\dot{\Psi}g(7)} - \varphi_{\dot{I}(1)})] \end{aligned} \tag{13}$$

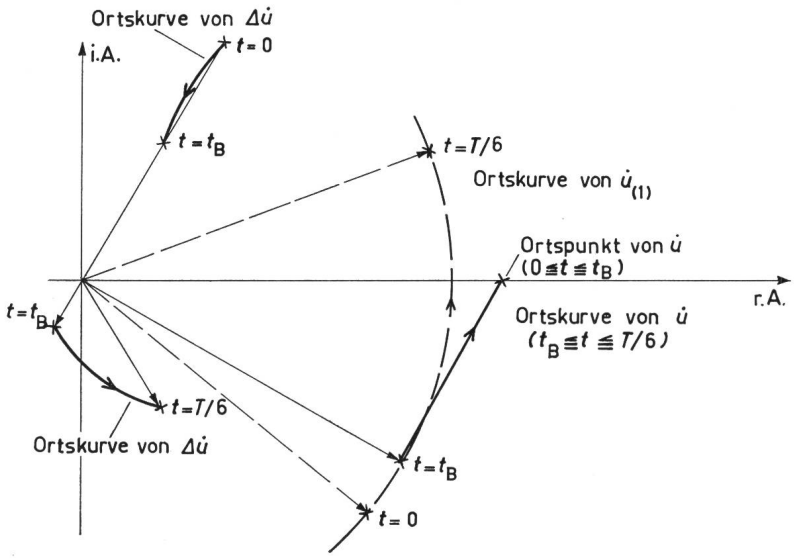


Fig. 6
Raumvektordarstellung der Strangspannung bei $\omega_{(1)}t_B < \frac{\pi}{3}$
$\left(\text{hier: } \omega_{(1)}t_B = \frac{\pi}{10}\right)$

$\dot{u}$ resultierender Spannungsvektor; $\Delta\dot{u}$ Oberschwingungsvektor; $\dot{u}_{(1)}$ Grundschwingungsvektor; t Zeit; T Periodendauer

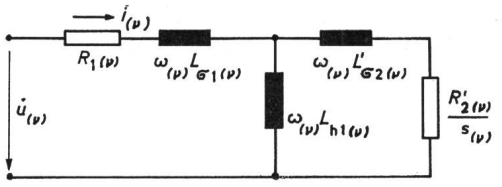


Fig. 7
Ersatzschaltbild der Asynchronmaschine

$\dot{u}_{(\nu)}$ Spannungsvektor; $\dot{i}_{(\nu)}$ Stromvektor; $R_{1(\nu)}$ Ohmscher Widerstand eines Statorstranges; $L_{\sigma 1(\nu)}$ Stator-Streuinduktivität; $L_{h1(\nu)}$ Hauptfeldinduktivität; $L'_{\sigma 2(\nu)}$ bezogene Rotor-Streuinduktivität; $\omega_{(\nu)}$ Kreisfrequenz; $R'_{2(\nu)}$ bezogener Läuferwiderstand; $s_{(\nu)}$ Schlupf jeweils für die ν-te Harmonische

Werden alle Fluss- und Stromharmonischen berücksichtigt, so ergeben sich analog zur Pendelleistung Pendelmomente der durch Gl. (9) gegebenen Frequenz.

4.2 Anwendung des Ossanna-Diagramms auf den Grundschwingungsvektor und analytische Behandlung des resultierenden Oberschwingungsvektors

Eine genaue Ermittlung des zeitlichen Verlaufs von Ankerstrom, Dreiphasenleistung, Hauptfluss und innerem Drehmoment nach 4.1 ist zwar immer durchführbar, doch ohne elektronische Rechenmaschine äusserst zeitraubend.

Hier erweist sich nun die früher durchgeführte Aufspaltung des Spannungsvektors $\dot{u}$ in $\dot{u}_{(1)} + \Delta\dot{u}$ als sehr vorteilhaft, weil die rasche Änderung des $\Delta\dot{u}$-Vektors bei Speisefrequenzen ab etwa $f_{(1)} = 10$ Hz eine einfache analytische Berechnung des resultierenden Stromoberschwingungsvektors ermöglicht. Bei $f_{(1)} > 10$ Hz (in [5A] ist von $f_{(1)} > 5...10$ Hz die Rede) werden die Oberschwingungsströme praktisch nur durch die Kurzschlussinduktivität der Maschine begrenzt, so dass — unter Voraussetzung gleicher Streu- und Hauptfeldinduktivität für alle Harmonischen — die in Fig. 9 gezeigte Ersatzschaltung gilt. Demnach ist:

$$\Delta\dot{\psi} = \int \Delta\dot{u}\,\mathrm{d}t + c = \underbrace{\left(L_{\sigma 1} + \frac{L_{h1} L'_{\sigma 2}}{L_{h1} + L'_{\sigma 2}}\right)}_{L_{\sigma K}} \Delta\dot{i} \qquad (14)$$

Durch Integration und Auflösung nach $\Delta\dot{i}$ findet man im Falle der Leerlaufspannungsform im Zeitintervall $0 \leqq t \leqq T/6$:

$$\Delta\dot{i} = \frac{U_{(1)}}{\omega_{(1)} L_{\sigma K}} \cdot \left[\left(\omega_{(1)} t - \frac{\pi}{6}\right)\frac{\pi}{3} + \mathrm{j}\left(\mathrm{e}^{\mathrm{j}\left(\omega_{(1)} t - \frac{\pi}{6}\right)} - \frac{\pi^2}{18}\sqrt{3}\right)\right]$$

$$\Delta\dot{i} = \frac{U_{(1)}}{\omega_{(1)} L_{\sigma K}} A\,\mathrm{e}^{\mathrm{j}\alpha} \qquad (15)$$

Die allgemein gültigen Grössen A, $\alpha = f(\omega_{(1)} t)$ können Fig. 10a entnommen werden. Der resultierende Stromvektor ist dann in Analogie zum Spannungsvektor gleich $\dot{i} = \dot{i}_{(1)} + \Delta\dot{i}$, wobei der sich mit konstanter Winkelgeschwindigkeit $\omega_{(1)}$ drehende $\dot{i}_{(1)}$-Vektor nach Betrag und zur Zeit $t = 0$ gültiger Phasenlage dem Ossanna-Diagramm zu entnehmen ist. Fig. 11a zeigt als Beispiel für Generatorbetrieb die Bestimmung von $\dot{i}$ aus der Überlagerung von $\dot{i}_{(1)}$ und $\Delta\dot{i}$ im Intervall $0 \leqq \omega_{(1)} t \leqq \pi/3$ (stark ausgezogen). Aufgrund der sechsseitigen Symmetrie kann die Ortskurve des Vektors $\dot{i}$ auch sofort im Bereich $\pi/3 \leqq \omega_{(1)} t \leqq 2\pi$ aufgezeichnet werden.

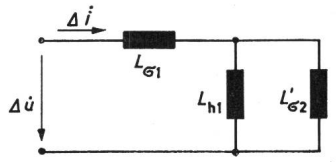


Fig. 9
Ersatzschaltbild der Asynchronmaschine für die Spannungsoberschwingungen

$\Delta\dot{u}$ Spannungs-Oberschwingungsvektor; $\Delta\dot{i}$ Strom-Oberschwingungsvektor; $L_{\sigma 1}$ Stator-Streuinduktivität; $L'_{\sigma 2}$ bezogene Rotor-Streuinduktivität; L_{h1} Hauptfeldinduktivität

Im Motorbetrieb ($M \approx M_n$, Spannungsverlauf nach Fig. 2b) ist der Stromoberschwingungsvektor für eine bestimmte Brenndauer $\omega_{(1)} t_B$ der Blindstromdioden ebenfalls in der Form:

$$\Delta\dot{i} = \frac{U_{(1)}}{\omega_{(1)} L_{\sigma K}} B\,\mathrm{e}^{\mathrm{j}\delta} \qquad (16)$$

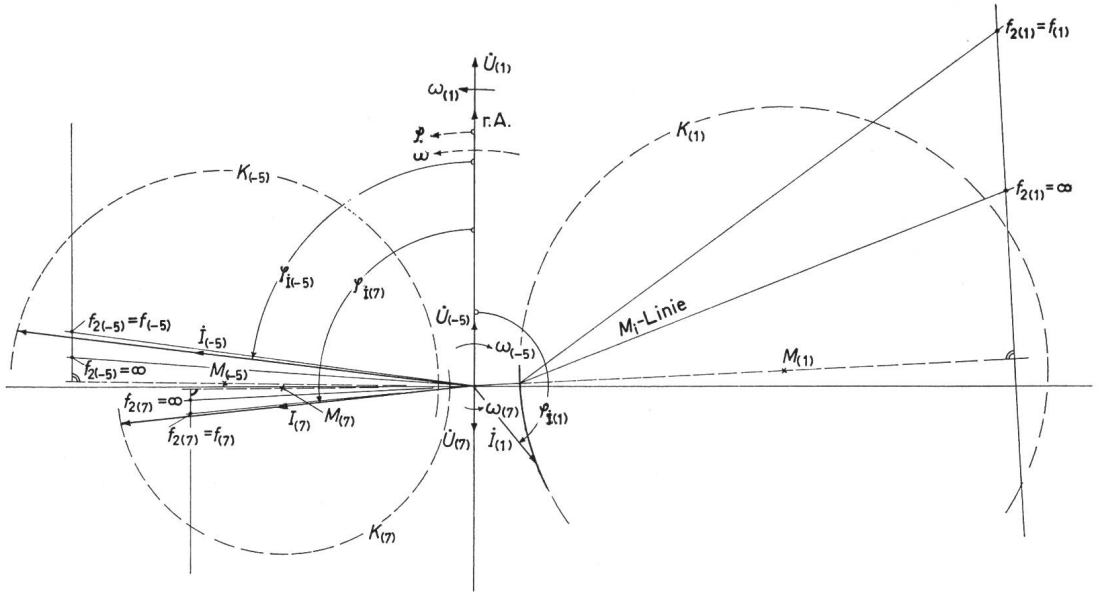


Fig. 8
Ossannadiagramme für die 1., 5. und 7. Harmonische ($f_{(1)}$ = 40 Hz)

--- Zählpfeile; —— Richtungspfeile; Maßstäbe: *1.* Harmonische 1 cm ≙ X A; *5.* Harmonische 1 cm ≙ X/20 A; *7.* Harmonische 1 cm ≙ X/30 A
f Frequenz; *K* Kreis; $\dot{U}$ Spannungsvektor (Zeitpunkt t′ = 0); *φ* Phasenwinkel; $\dot{i}$ Stromvektor; *M* Kreismittelpunkt, mittleres Moment; *ω* Kreisfrequenz

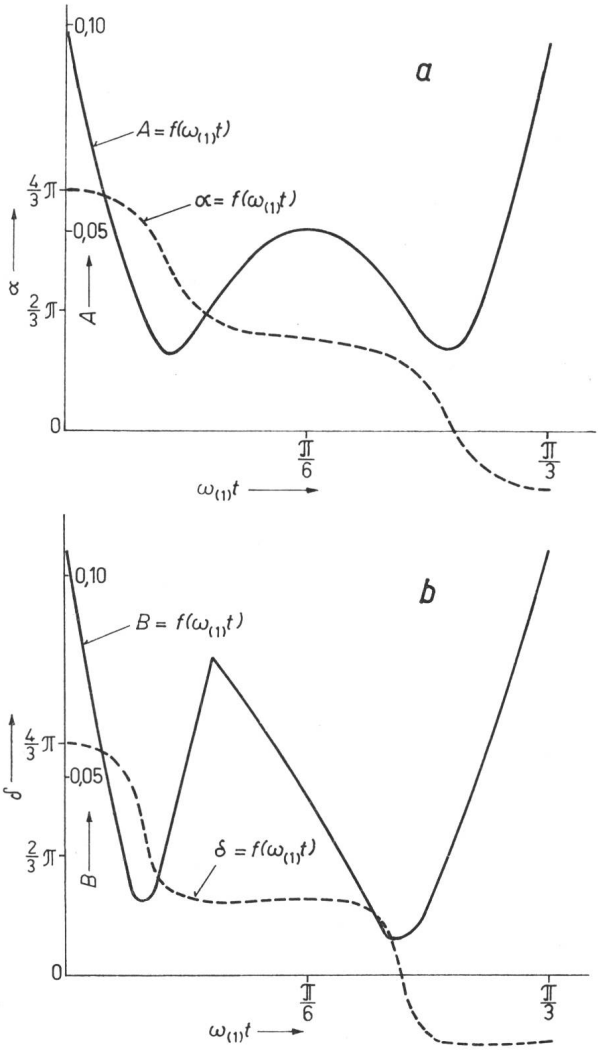


Fig. 10

Zur Berechnung des Oberschwingungsstromvektors $\Delta\dot{i}$

a für $\omega_{(1)}\, t_B > \frac{\pi}{3}$: $A, \alpha = f(\omega_{(1)}\, t)$;

b für $\omega_{(1)}\, t_B = \frac{\pi}{10}$: $B, \delta = f(\omega_{(1)}\, t)$

A, B Bezogener Betrag des Strom-Oberschwingungsvektors; α, δ Phasenwinkel des Strom-Oberschwingungsvektors; $\omega_{(1)}t$ Laufwinkel

angebbar. Die für ein mittleres $\omega_{(1)}t_B = \pi/10$ gültigen Werte B, $\delta = f(\omega_{(1)}t)$ sind in Fig. 10b aufgetragen. Fig. 11b zeigt analog zu Fig. 11a die Ortskurven der $\dot{i}_{(1)}$-, $\Delta\dot{i}$- und $\dot{i}$-Vektoren für $\omega_{(1)}t_B = \pi/10$.

Nach Kenntnis der durch den Spannungsvektor $\dot{u}$ bedingten Stromvektoren $\dot{i}$ lässt sich der zeitliche Verlauf der Dreiphasenleistung nach Gl. (5) ebenfalls punktweise bestimmen. Es genügt die Ermittlung im Bereich $0 \leqq \omega_{(1)}t \leqq \pi/3$ durchzuführen, weil sich der Verlauf in den nachfolgenden Intervallen formgetreu wiederholt. Es ist beachtenswert, dass im Intervall $0 \leqq \omega_{(1)}t \leqq \pi/3$ (Leerlaufspannungsform) bzw. $0 \leqq \omega_{(1)}t \leqq \omega_{(1)}t_B$ (Motorbetrieb) der zeitliche Verlauf von Strangstrom i_U (A) und Leistung p (VA) sich nur durch den Faktor U_g unterscheiden.

Die Berechnung des inneren Moments aus der Beziehung

$$m_i = \frac{3}{2}\, p \cdot \mathrm{Im}\, \dot{\psi}_g{}^* \dot{i} = \frac{3}{2}\, p \Big[\underbrace{\mathrm{Im}\, \dot{\psi}^*_{g(1)}\, \dot{i}_{(1)}}_{\text{mittleres Moment}} + \underbrace{\mathrm{Im}\, \Delta\dot{\psi}_g{}^*\, \Delta\dot{i}}_{=0} + \underbrace{\mathrm{Im}\, \dot{\psi}^*_{g(1)}\, \Delta\dot{i} + \mathrm{Im}\, \Delta\dot{\psi}_g{}^*\, \dot{i}_{(1)}}_{\text{Pendelmoment}} \Big] \tag{17}$$

erfordert die Kenntnis der noch unbekannten Flussvektoren $\dot{\psi}_{g(1)} + \Delta\dot{\psi}_g = \dot{\psi}_g$. Den Grundschwingungsvektor $\dot{\Psi}_{g(1)}$ ($= \dot{\psi}_{g(1)}$ für $\omega_{(1)}t = 0$) findet man mit Hilfe von Gl. (11). Der Oberschwingungsvektor $\Delta\dot{\psi}_g$ lässt sich aus der Beziehung

$$\Delta\dot{\psi}_g = (L_{\sigma K} - L_{\sigma 1})\, \Delta\dot{i} \tag{18}$$

berechnen.

5. Auswirkung des inneren Pendelmomentes

Das durch die Spannungsoberschwingungen verursachte innere Pendelmoment hat eine Schlupfschwankung zur Folge, die in den bisherigen Betrachtungen vernachlässigt wurde. Die Grösse dieser Schlupfschwankung ist bei vorgegebenem Moment abhängig:

a) Von den Schwungmassen des Antriebssystems;
b) Von der Federzahl der Wellenabschnitte, die die einzelnen Schwungmassen verbinden;
c) Von der elektromagnetischen bzw. mechanischen Dämpfungs- und Federzahl der Maschinen.

Im folgenden wird der Pendelschlupf, hervorgerufen durch die Grundschwingung des Pendelmoments ($f_p = 6 f_{(1)}$), unter vereinfachten Bedingungen berechnet. So soll der ideale Stromrichter in keinem Zeitaugenblick den Stromfluss sperren, d.h. für die durch die Pendelbewegung induzierten Ströme liegt an den Ankerklemmen stets ein satter Kurzschluss vor. Die durch die pendelnde Relativbewegung zu den Oberschwingungsfeldern induzierten Ströme werden wegen ihrer Kleinheit vernachlässigt. Somit kann man sich also zur Berechnung der Dämpfergrössen die Maschine aus einem starren Netz mit variabler sinusförmiger Spannung $U_{(1)}$ der Frequenz $f_{(1)}$ gespeist denken. Weiterhin werden die Rotoren von Asynchronmaschine und Belastungsmaschine als starre Gebilde betrachtet, die über eine Drehfeder (mit der Federkonstante c_W der tatsächlichen Wellen und eventuellen Messwelle) gekuppelt sind. Das durch die Spannungsoberschwingungen hervorgerufene innere Pendelmoment $m_{i(6)} = m_p$ denkt man sich am (starren) Wellenstumpf der Asynchronmaschine angreifend. Die Reibung sowie die eventuell dämpfende Wirkung der Belastungsmaschine werden vernachlässigt.

Unter diesen Voraussetzungen darf mit der vereinfachten Anordnung in Fig. 12 gerechnet werden. Die so betriebene Asynchronmaschine verhält sich nach [9] gegenüber einer sinusförmig verlaufenden Pendelung des Rotors wie ein geschwindigkeitsproportionaler Dämpfer mit parallel geschalteter mechanischer Feder. Ihre Federkonstante c_A und Dämpfungskonstante d_A hängen ab:

a) Von den Maschinendaten;
b) Von der Grösse der Speisespannung und -frequenz;
c) Vom mittleren Lastmoment.

Das komplette Drehschwingungssystem lässt sich damit durch das mechanische Ersatzschaltbild in Fig. 13 darstellen. Danach lauten unter Zugrundelegung der Bedingung Aktionsmoment $m_p = -\Sigma$ Reaktionsmomente die Bewegungsdifferentialgleichungen:

$$\begin{gathered} m_p = -\theta_A \frac{d^2 \beta_A}{dt^2} - d_A \frac{d\beta_A}{dt} - c_A\, \beta_A - c_W (\beta_A - \beta_B) \\ c_W (\beta_A - \beta_B) = \theta_B \frac{d^2 \beta_B}{dt^2} \end{gathered} \tag{19}$$

Nach Übergang in die komplexe Schreibweise:

$$\dot{m}_p = \dot{M}_p\, e^{j\Omega t}$$

und

$$\dot{\beta} = \hat{\dot{\beta}}\, e^{j\Omega t} \tag{20}$$

wobei $\Omega = 6\, \omega_{(1)}$

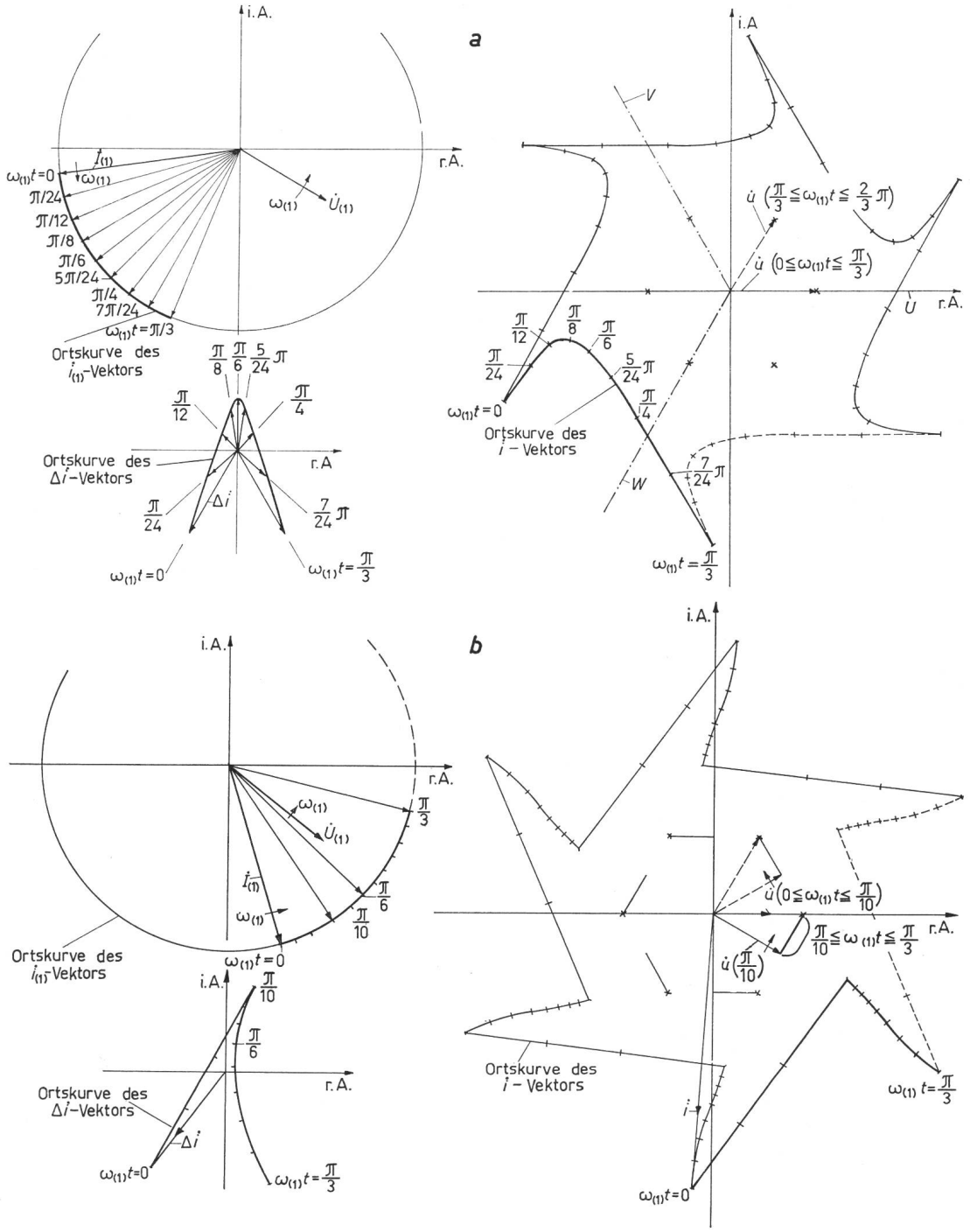


Fig. 11
Stromvektorortskurven
(Speisefrequenz 40 Hz, Antrieb bzw. Belastung mit etwa Nennmoment)
a im Generatorbetrieb; *b* im Motorbetrieb

$\dot{U}_{(1)}$ Spannungsvektor (Zeitpunkt t = 0); $\dot{i}_{(1)}$ Grundschwingungsvektor; $\dot{I}_{(1)}$ Stromvektor (Zeitpunkt t = 0); $\Delta\dot{i}$ Oberschwingungsvektor; $\dot{u}$ resultierender Spannungsvektor; *U, V, W* Strangachsen; $\dot{i}$ resultierender Stromvektor; $\omega_{(1)}t$ Laufwinkel

und Einführung der gegenüber den Pendelwinkeln anschaulicheren Schlupfschwankung:

$$\dot{\hat{s}} = -j\,\frac{p\,\Omega}{\omega_{(1)}}\,\dot{\hat{\beta}} \tag{21}$$

ergibt sich für den Pendelschlupf der Asynchronmaschine

$$\dot{\hat{s}}_A = \frac{\dot{M}_p}{\underbrace{d_A\frac{\omega_{(1)}}{p}}_{m_s} + j\left(\theta_A\frac{\omega_{(1)}\Omega}{p} + c_W\frac{\omega_{(1)}}{p\,\Omega}\frac{\eta^2}{1-\eta^2} - \underbrace{c_A\frac{\omega_{(1)}}{p\,\Omega}}_{m_c}\right)} \tag{22}$$

Darin sind:

$m_s = \dfrac{d_A\,\omega_{(1)}}{p}$ das nach [9] zu berechnende «Dämpfungsmoment» der Asynchronmaschine;

$m_c = c_A\dfrac{\omega_{(1)}}{p\,\Omega}$ das ebenfalls nach [9] zu berechnende «Federmoment» der Asynchronmaschine,

$\eta = \dfrac{\Omega}{\sqrt{c_W/\theta_B}}$ wobei $\sqrt{c_W/\theta_B}$ die Eigenfrequenz des Teilsystems c_W, θ_B ist.

Versteht man unter dem Pendelschlupf der Belastungsmaschine die zeitliche Änderung ihres Pendelwinkels bezogen

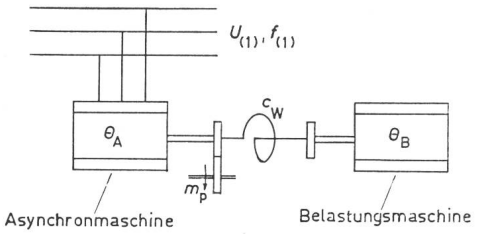


Fig. 12

Vereinfachte Anordnung zur Ermittlung der Schlupfschwankungen

═══ starre Verbindungen

Θ_A Schwungmasse der Asynchronmaschine; Θ_B Schwungmasse der Belastungsmaschine; c_W Federkonstante der Wellen; m_p Pendelmoment; $U_{(1)}$ Scheitelwert der Speisespannung; $f_{(1)}$ Speisefrequenz

auf die synchrone mechanische Winkelgeschwindigkeit des Rotors der Asynchronmaschine ($\omega_{(1)}/p$), so gilt:

$$\dot{\hat{s}}_B = \frac{\dot{\hat{s}}_A}{1 - \eta^2} \tag{23}$$

Das über die Feder c_W auf die Belastungsmaschine übertragene Pendelmoment $\dot{M}_B$ berechnet sich zu:

$$\dot{M}_B = c_W(\dot{\hat{\beta}}_A - \dot{\hat{\beta}}_B) = j\,\frac{\omega_{(1)}}{p\,\Omega}\,c_W(\dot{\hat{s}}_A - \dot{\hat{s}}_B) \tag{24}$$

Mit den Daten einer Versuchsmaschine ($N_n = 19$ kW, $f_{(1)n} = 50$ Hz, $2p = 4$, Schleifringrotor) wurde als Beispiel bei relativ weicher Kupplung beider Maschinen über eine Drehmomentmesswelle der Verlauf $\frac{\dot{\hat{s}}_A}{M_p}$, $\frac{\dot{\hat{s}}_B}{M_p}$ und $\frac{M_B}{M_p}$ als Funktion der Speisefrequenz für Leerlauf und konstant gehaltenen Leerlaufnennfluss berechnet. Das Ergebnis zeigt Fig. 14. Man erkennt, dass in der Umgebung des Resonanzpunktes der beiden Schwungmassen θ_A und θ_B mit der Feder c_W bei einem Pendelmoment, das dort allgemein in der Grössenordnung von $M_p \approx 0{,}15\ M_n$ liegt, die Schlupfamplituden sowie das über die Feder übertragene Pendelmoment erhebliche Werte annehmen können. Darauf ist bei der Auslegung und dem späteren Betrieb eines Antriebssystems zu achten!

Nach Kenntnis der Schlupfamplitude der Asynchronmaschine ist es auch möglich, nach [9] die durch die Pendelbewegung induzierten Statorströme $\dot{I}''$ (dort mit $\dot{I}''_1\sqrt{2}$ bezeichnet) und $\dot{I}'$ (dort mit $\dot{I}'_1\sqrt{2}$ bezeichnet) anzugeben. $\dot{I}''$ hat hier die Kreisfrequenz $-\Omega + \omega_{(1)} = -5\,\omega_{(1)}$ und $\dot{I}'$ die Kreisfrequenz $\Omega + \omega_{(1)} = 7\,\omega_{(1)}$. Die Vektoren laufen also mit den Vektoren der gleichfrequenten Oberschwingungsströme, die durch die Spannungsoberschwingungen des Stromrichters hervorgerufen werden, synchron um und können unter Beachtung der Phasenlage jeweils zu einem resultierenden Zeiger addiert werden. Ein Einblick in die Grössenordnung der «Pendelungsströme» I', I'' soll am Beispiel der ungekuppelten Versuchsmaschine bei Betrieb mit Leerlaufnennfluss ($\Psi_{g(1)} = \Psi_{gon}$) gegeben werden. Die dazu erforderliche Berechnung der Schlupfamplitude $\dot{\hat{s}}_A = f[f_{(1)}]$ erfolgt nach Gl. 22 ($c_W = 0$) unter Zugrundelegung des nach Gl. (13) berechneten Pendelmomentverlaufes. Die bezogenen Grössen $I''/I_{(-5)}$ und $I'/I_{(7)}$ als Funktion der Speisefrequenz zeigt Fig. 15. Man sieht hieraus, dass bei ungekuppelter Maschine die «Pendelungsströme» erst bei kleinsten Speisefrequenzen eine beachtliche Grösse erreichen.

6. Zusammenfassung

Es wird gezeigt, dass die der Asynchronmaschine angebotene Spannungsform im Leerlauf und Generatorbetrieb eindeutig festliegt, während sie im Motorbetrieb (bei Durchzündung der Hauptthyristoren über $T/3$) lastabhängig ist und mit vertretbarem Aufwand nur angenähert angegeben werden kann.

Für die Berechnung von Ankerstrom, Klemmenleistung, Hauptfluss und innerem Drehmoment werden für konstante Drehzahl zwei Berechnungsmethoden abgeleitet:

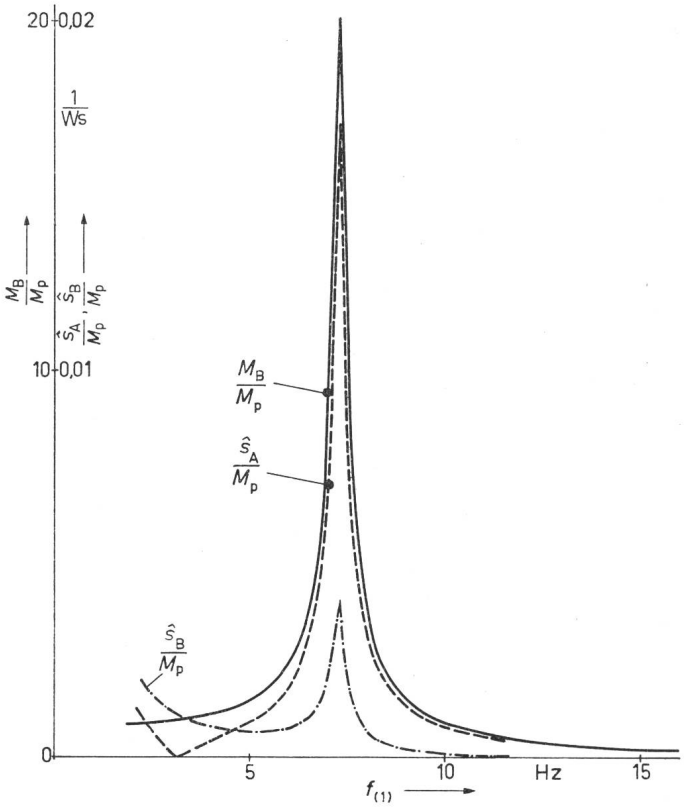


Fig. 14

Bezogene Schlupfamplituden $\hat{s}_A/M_p$ und $\hat{s}_B/M_p$, sowie von der Belastungsmaschine aufgenommenes bezogenes Pendelmoment M_B/M_p bei $f_{2(1)} = 0$, Leerlaufnennfluss, $\Theta_A = 0{,}2$ kgm², $c_W = 11\,240\ \frac{Ws}{rad}$, $\Theta_B = 0{,}75$ kgm², als Funktion der Speisefrequenz

M_B Pendelmoment an der Belastungsmaschine; M_p Pendelmoment an der Asynchronmaschine; $\hat{s}_A$ Schlupfamplitude der Asynchronmaschine; $\hat{s}_B$ Schlupfamplitude der Belastungsmaschine; $f_{(1)}$ Frequenz der Spannungsgrundschwingung

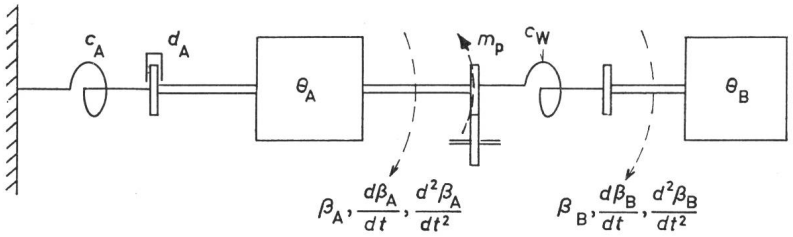


Fig. 13

Mechanisches Ersatzschaltbild zur Bestimmung der Schlupfschwankungen

═══ starre Verbindungen

c_A elektromagnetische Federkonstante der Asynchronmaschine; d_A elektromagnetische Dämpfungskonstante der Asynchronmaschine; β_A Pendelwinkel der Asynchronmaschine; β_B Pendelwinkel der Belastungsmaschine

Weitere Bezeichnungen siehe Fig. 12

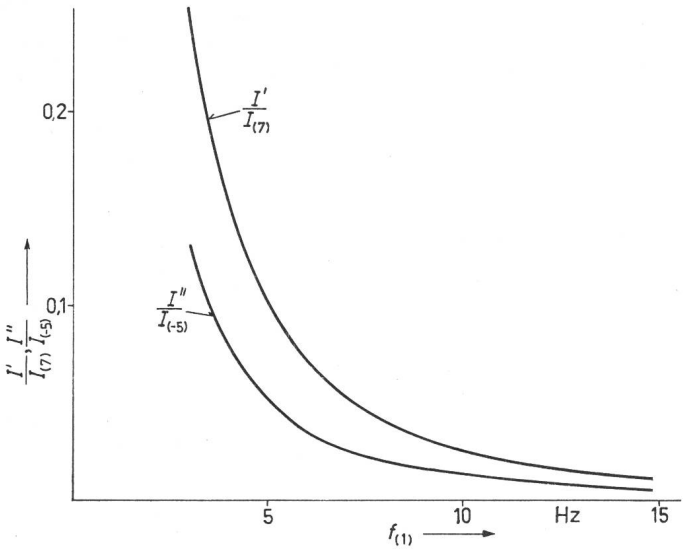


Fig. 15

Auf gleichfrequente Oberschwingungsströme (verursacht durch Spannungsoberschwingungen bei Annahme zeitlich konstanten Schlupfes) bezogene «Pendelungsströme»

$f_{(1)}$ Frequenz der Spannungsgrundschwingung; $I_{(-5)}$, $I_{(7)}$ Scheitelwert der Oberschwingungsströme; I', I'' Scheitelwert der «Pendelungsströme»

a) Alleinige Berücksichtigung der ersten drei Spannungsharmonischen und Anwendung des Ossanna-Diagramms auf jede dieser drei Harmonischen. Dieses Verfahren ist sehr anschaulich, jedoch von begrenzter Leistungsfähigkeit.

b) Berücksichtigung aller Harmonischen durch Einführung von zwei Spannungsraumvektoren, die man sich in einer komplexen Ebene senkrecht zur Maschinenachse (reelle Achse und Strangachse U in Deckung) umlaufend denkt. Die Projektion des einen Vektors auf die Strangachsen ergibt den zeitlichen Verlauf der Grundschwingung der Strangspannungen, die Projektion des anderen den resultierenden Verlauf der Oberschwingungen. Die durch die Grundschwingung der Spannung bedingten Betriebsgrössen werden wieder mit Hilfe des Ossanna-Diagramms ermittelt, die Oberschwingungsgrössen unter Vernachlässigung des Ohmschen Widerstandes von Stator- und Rotorwicklung analytisch berechnet. Die so gewonnenen Ergebnisse werden überlagert.

Anschliessend erfolgt eine Untersuchung, inwieweit die in der Literatur verbreitete Annahme einer zeitlich konstanten Drehzahl berechtigt ist. Unter vereinfachten Annahmen werden hiezu die durch das innere Pendelmoment der Asynchronmaschine bedingte Schlupfschwankung, die durch die Pendelung induzierten Ströme, sowie das von der Belastungsmaschniue afzunehmende Pendelmoment abhängig von der Speisefrequenz bei konstantem Grundschwingungshauptfluss berechnet.

7. Danksagung

Die Arbeit ist ein Auszug aus der vom Verfasser an die Technischen Hochschule München eingereichten Dissertation. Der Verfasser dankt dem Leiter des Instituts, Prof. Dr.-Ing. *W. Scheuring*, für die Anregung zu dieser Arbeit, für viele wertvolle Hinweise sowie für die tatkräftige Unterstützung bei der Durchführung umfangreicher experimenteller Untersuchungen.

Literatur

[1] *K. Bystron:* Untersuchungen an einem Zwischenkreisumrichter in Brükkenschaltung zur Drehzahlsteuerung von Asynchronmaschinen. Diss. Technische Hochschule Braunschweig, 1964.
[2] *K. Bystron* und *W. Meissen:* Drehzahlsteuerung von Drehstrommotoren über Zwischenkreisumrichter. Siemens Z. 39(1965), S. 254...257.
[3] *K. Bystron:* Einflüsse von Strom- und Spannungsoberschwingungen eines Zwischenkreisumrichters auf Asynchronmaschinen. Siemens Z. 41(1967), S. 244...247.
[4] *J. Štepina:* Betriebsverhalten der vom Wechselrichter gespeisten Asynchronmaschine. E u. M 85(1966), S. 295...303.
[5A] *I. Racz:* Betrachtungen zu den Oberwellenproblemen an Asynchronmotoren bei Stromrichterspeisung. IX. Internationales Kolloquium der Technischen Hochschule Ilmenau 1964. Elektromotorische Antriebe, S. 11...25.
[5B] *E. Seefried:* Untersuchungen an einem über indirekten Umrichter gespeisten Drehstrom-Asynchronmotor. IX. Internationales Kolloquium der Technischen Hochschule Ilmenau 1964. Elektromotorische Antriebe, S. 47...56.
[6] *E. Seefried:* Ströme und Drehmomente eines umrichtergespeisten, flussgeregelten Drehstromasynchronmotors im stationären Betrieb. Elektrie 20(1966), S. 301...306.
[7] *K. P. Kovács:* Symmetrische Komponenten in Wechselstrommaschinen. Basel/Stuttgart, Birkhäuser, 1962.
[8] *A. Leonhard:* Periodisch schwankende Belastung von Asynchronmaschinen. E u. M 81(1964), S. 581...586.
[9] *H. Lorenzen:* Die erzwungenen Schwingungen von Asynchronmotoren unter Berücksichtigung des Ständerwiderstandes. ETZ-A 88(1967), S. 195...202.

Adresse des Autors:
Dipl.-Ing. *J. Sergl,* Wissenschaftlicher Assistent am Institut für elektrische Maschinen und Geräte der Technischen Hochschule München, Arcisstrasse 21, D-8 München 2.

Berichtigung. Im Artikel «Die Sicherheit von Stellwerkanlagen», von K. Oehler [erschienen im Bull. SEV 60(1969)5], sind auf S. 166 aus Versehen die Abkürzungen der Tabelle I nicht abgedruckt worden. Wir holen das Versäumte nach und bitten die Leser um Entschuldigung.

STGT Start Gruppen Taste; WIUGT Weichen-Isol. GT; AMGT Aufschneidmelder GT; EV Einzel Verschluss; WV Weichenverschluss; SV Schutz Verschluss; Is Gleisisolierung; WT Weichentaste; S1 Stell-Relais 1; S2 Rückstell-Relais 2; Ue Überwachung; AM Aufschneidmelder; SAR Anschaltung rechts; SAL Anschaltung links; R 1–3 Lagerrelais 1–3 rechts; L 1–3 Lagerrelais 1–3 links; S Stellstromrelais; ZR Zeitrelais; m 1–2 Motorkontakt 1–2; 1–4 Leitung 1–4.